



박판 시편을 사용한 Split-Hopkinson Tensile Bar의 변형 영역에 대한 해석적 연구

A Numerical Investigation of Deformed Region in Plate Specimen of Split-Hopkinson Tensile Bar

박병진¹, 김연복¹, 김정^{1,#}
Byeongjin Park¹, Yeon-Bok Kim¹, and Jeong Kim^{1,#}

¹ 부산대학교 대학원 항공우주공학과 (Department of Aerospace Engineering, Graduate School, Pusan National University)
Corresponding Author / E-mail: greatkj@pusan.ac.kr, TEL: +82-51-510-2477
ORCID: 0000-0002-7292-7441

KEYWORDS: Split-Hopkinson tensile bar (스플릿-홉킨슨 인장 바), Plate specimen (박판 시편), Deformed region (변형 영역), Dynamic material properties (동적 물성), Finite element method (유한요소법)

In Hopkinson bar theory, stress, strain, and strain rate can be determined by analyzing the dimensions of the specimen. When conducting Split-Hopkinson Pressure Bar (SHPB) experiments, the stress-strain curve is obtained by considering the entire length and width of the specimen. However, in Split-Hopkinson Tensile Bar (SHTB) experiments, it is important to only consider the regions where deformation occurs in order to accurately determine the dynamic material properties. This study introduces a method for selecting the dimensions of the deformed region (L_D and W_D) in plate specimens for SHTB experiments using Finite Element Analysis (FEA). The analysis involved varying the length and width of a 1 mm thick SUS430 specimen, and the deformed region was determined using the proposed method. The stress-strain curves obtained from this region were then compared with the input Cowper-Symonds model. The validity of the proposed approach was confirmed, as the percentage error between them ranged from 2.54 to 6.62%.

Manuscript received: February 23, 2024 / Revised: May 20, 2024 / Accepted: June 26, 2024

1. 서론

최근 자동차, 항공 등의 여러 산업분야에서는 경량화와 내구성 강화를 위해 합금과 고강도 강판의 사용이 확대되고 있다. 알루미늄 합금, 스테인리스 스틸과 같은 소재는 탄성 복원과 낮은 성형성으로 인해 원하는 결과물을 얻기 어려울 수가 있어 액중방전성형(Electro-hydraulic Forming), 전자기성형(Electromagnetic Forming)과 같은 고속 성형 기법이 연구되고 있다. 고속 성형기법은 매우 짧은 시간 안에 이루어지는 성형으로 의한 관성효과(Inertia Effect)와 높은 변형률 속도에 의한 연신율 증가로 인해 성형성을 증대시킬 수 있다는 이점이 있다[1,2]. 소재의 물성은 준정적 실험을 통해 얻어지는 것이 일반적이지만, 변형률 속도가 증가하면 소재의 항복강도와 인장강도가 증가하는

경향을 보이므로[3,4] 고 변형률 속도에서의 현상을 정확하게 분석하고 예측하기 위해서는 동적 물성의 획득에 관한 연구가 필수적이다.

동적 물성은 고속인장시험기[5]와 Taylor 봉[6,7], 홉킨슨 바(Hopkinson Bar)[8-11]를 이용하여 구할 수 있다. 이 중 홉킨슨 바는 10^2 - 10^4 s⁻¹의 고변형률 속도에서의 물성 획득을 위해 널리 사용되는 장비로 압축 물성을 구하는 SHPB (Split-Hopkinson Pressure Bar)와 인장 물성을 구하는 SHTB (Split-Hopkinson Tensile Bar)가 존재한다. SHPB 실험은 시편을 긴 봉 형상의 입력봉과 출력봉 사이에 위치시키고 입력봉에 충격봉을 충돌시킴으로써 시편을 압축시키게 된다. 이때 봉에서의 응력파를 측정하고 1차원 응력과 전달 이론을 이용하여 시편의 동적 물성을 구한다. SHTB 역시 같은 원리를 기반으로 하나, 입력봉을

인장 시키기 위해 입력봉을 감싸는 튜브(Tube) 형태의 충격봉이 주로 사용된다. 봉과 시편 사이 경계면의 접촉면에 의해 시편이 압축되는 SHPB와는 달리, SHTB는 볼트를 이용하여 결합하거나[12-14] 시편과 봉에 나사산[15,16]을 파서 결합하게 된다. 응력파의 전달을 이용하는 홉킨슨 바의 특성상, 이러한 결합부의 형상에 의한 노이즈가 물성획득에 큰 영향을 줄 수 있다. 하지만 SHTB는 압축이 아닌 인장 물성을 구할 수 있다는 점, 원기 동뿐만 아니라 판재 시편의 실험이 가능하다는 점, 시편의 necking(Necking)이나 인장 파단을 관찰하기 용이하다는 장점이 있어 지속적인 연구가 필요하다.

본 논문에서는 SHTB의 유한요소해석을 통해 입력 응력-변형률 선도와 홉킨슨 바 이론을 이용하여 구한 선도의 일치도를 향상시킬 수 있는 방법을 연구하였다. 홉킨슨 바 이론에서 응력-변형률 선도를 계산하기 위해서는 시편의 길이(L_S)와 단면적(A_S)을 알아야 한다. SHPB 실험에서 이것은 단순히 원기동 시편의 길이와 단면적에 해당한다. SHTB에서는 시편에서 변형이 집중되는 부분과 그렇지 않은 부분이 극명하게 차이가 나므로 정확한 응력-변형률 선도를 구하기 위해서는 시편의 변형 길이(L_D)와 너비(W_D)를 선택할 수 있는 기준이 필요하다. 이를 위해 두께 1 mm의 박판 SUS430 시편을 다양한 초기 게이지 길이(L_I)와 너비(W_I)에 대하여 모델링하여 해석을 수행하고 변형 영역을 구하였다. 그리고 초기 게이지 길이인 L_I , W_I 를 사용한 응력-변형률 선도와 본 연구에서 도출한 L_D 와 W_D 를 사용하여 계산한 선도를 비교하였다. 홉킨슨 바 이론을 통해 구한 응력-변형률 선도는 어떤 L 과 W 값을 사용하느냐에 따라 민감하게 변화함을 확인하였고, 입력 응력-변형률 선도와 일치도를 높일 수 있는 L_D 와 W_D 의 선정 기준을 제시하였다.

2. SHTB

2.1 SHTB 이론

SHTB 장비의 형상은 Fig. 1과 같다. 입력봉(Incident Bar), 출력봉(Transmitted Bar), 시편(Specimen), 충격봉(Striker)은 동일 축상에 정렬되며 출력봉의 끝단은 고정되어 움직이지 않는다. 충격봉은 입력봉을 감싸고 있는 튜브 형태이며 공압 장치에 의해 발사된다. 충격봉이 입력봉에 충돌하면 인장 응력파가 발생하는데, 여기에 1차원 응력파 전달 이론을 적용시켜 각 봉과 시편에서의 응력을 계산할 수 있다[8]. 이 충돌로 인해 입력봉을 따라서 전파하는 응력파를 입사파(Incident Pulse)라고 한다. 각 봉의 재질과 단면적은 모두 동일하게 설계하여 임피던스(Impedance) 차이가 없도록 한다. 임피던스 Z 는 식(1)과 같이 표현된다.

$$Z = \rho AC = \rho A \sqrt{\frac{E}{\rho}} \tag{1}$$

여기서 ρ 는 밀도, A 는 단면적이며, C 는 탄성과 전파 속도,

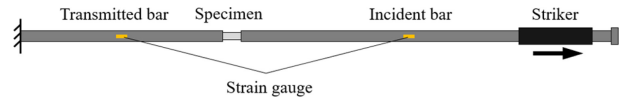


Fig. 1 Schematic of SHTB apparatus

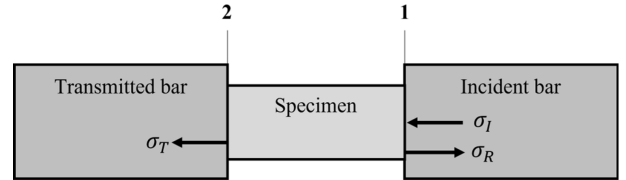


Fig. 2 Reflection and transmission of the stress wave

E 는 탄성계수이다. 시편의 면적, 밀도, 탄성계수가 봉과 다르므로 임피던스 차이가 발생한다. 이에 입력파는 Fig. 2와 같이 반사파(Reflected Pulse)와 투과파(Transmitted Pulse)로 나뉘어진다. 입력파, 반사파, 투과파는 입력봉과 출력봉에 부착된 스트레인 게이지(Strain Gauge)에 의해 각각 ϵ_I , ϵ_R , ϵ_T 으로 측정된다.

시편 양단 1, 2면에서의 속도는 식(2) 및 식(3)으로 표현된다. 봉은 탄성 변형만 발생하도록 높은 항복 강도를 가진 소재로 제작하므로 양단에 걸리는 힘은 식(4)와 식(5)로 나타낼 수 있다.

$$V_1(t) = C_B \{ \epsilon_I(t) - \epsilon_R(t) \} \tag{2}$$

$$V_2(t) = C_B \epsilon_T(t) \tag{3}$$

$$P_1(t) = E_B A_B \{ \epsilon_I(t) + \epsilon_R(t) \} \tag{4}$$

$$P_2(t) = E_B A_B \{ \epsilon_T(t) \} \tag{5}$$

여기서 C_B , E_B , A_B 는 봉에서의 탄성과 속도, 봉의 탄성계수, 봉의 단면적이다. 시편 내의 변형률 속도 $\dot{\epsilon}(t)$ 는 식(6)처럼 시편 양단의 속도차이를 시편의 길이 L_S 로 나눈 것으로 나타낼 수 있다.

$$\dot{\epsilon}(t) = \frac{V_1(t) - V_2(t)}{L_S} \tag{6}$$

시편 양단의 힘이 같다고 가정하면 식(4)와 식(5) 의해 $\epsilon_I + \epsilon_R = \epsilon_T$ 이 성립하고 시편의 응력 $\sigma_S(t)$ 와 변형률 $\epsilon_S(t)$, 변형률 속도 $\dot{\epsilon}_S(t)$ 를 식(7)부터 식(9)와 같이 계산할 수 있다.

$$\sigma_S(t) = \frac{A_B E_B}{A_S} \epsilon_T(t) \tag{7}$$

$$\epsilon_S(t) = -2 \frac{C_B}{L_S} \int_0^t \epsilon_R(t) dt \tag{8}$$

$$\dot{\epsilon}_S(t) = -2 \frac{C_B}{L_S} \epsilon_R(t) \tag{9}$$

여기서 A_S 는 시편의 단면적이다. 식(7)부터 식(9)는 공칭응력과 변형률이므로 식(10)부터 식(12)와 같이 진응력, 진변형률,

진변형률 속도로 변환하여 응력-변형률 선도를 구한다.

$$\sigma_{S,T}(t) = \sigma_S \times (1 + \varepsilon_S(t)) \quad (10)$$

$$\varepsilon_{S,T}(t) = \ln(1 + \varepsilon_S(t)) \quad (11)$$

$$\dot{\varepsilon}_{S,T}(t) = \frac{\dot{\varepsilon}_S(t)}{1 + \varepsilon_S(t)} \quad (12)$$

SHPB와 SHTB 모두 봉과 시편의 접촉에 의해 응력파가 투과 또는 반사되며, 이 관계를 이용하여 시편의 물성을 간접적으로 계산한다. 시편 전체가 입력봉과 출력봉에 의해 압축되는 SHPB는 식(7)부터 식(9)의 L_S 에 시편의 전체 길이를 사용할 수 있으며, 지름이 일정한 원기둥 시편이 사용되므로 어느 지점의 단면적을 A_S 에 사용해도 무방하다. 반면 SHTB 시편 변형은 시편의 중앙 부분에 집중되므로 시편의 전체 길이나 너비를 계산에 사용하는 것은 적절하지 않다. 정확한 응력-변형률 선도를 구하기 위해서는 변형 길이와 너비를 선정하는 기준이 필요하다. 이를 위하여 SHTB의 유한요소모델을 구축하고 시편 형상에 따른 변형 영역을 살펴보았다.

2.2 SHTB 유한요소모델

상용 프로그램 LS-DYNA를 이용하여 Fig. 3과 같이 유한요소 모델을 구축하였다. 본 SHTB 장비는 중심을 지나는 X-Z 면에 대하여 대칭이므로 절반의 모델만 해석하여 시간을 단축하였다. 충격봉의 속도는 8 m/s이며 INITIAL_VELOCITY_GENERATION 키워드를 통해 부과하였다. 입력봉, 출력봉, 충격봉의 소재는 SNCM439 고강도강으로 소성변형이 일어나지 않으므로 MAT001_ELASTIC 키워드를 사용하였다. 볼트 역시 봉과 같은 소재를 사용하여 임피던스 차이에 의한 노이즈를 최소화하였다. 봉의 물성과 치수는 Tables 1과 2에서 확인할 수 있다. 식(7)부터 식(9)의 계산에 필요한 ε_I , ε_R , ε_T 는 스트레인 게이지 위치에 있는 요소(Element)의 변형률을 사용한다.

시편의 기본 형상은 Fig. 4와 같다. L_I 는 초기 게이지 길이, W_I 는 초기 너비이며 두께 T 는 1 mm이다. $W_I = 6$ mm로 고정하고 L_I 는 4, 6, 8, 10, 12 mm에 대하여 해석한 후, $L_I = 6$ mm로 고정하고 W_I 를 4, 5, 6, 7 mm에 대하여 해석하여 결과를 비교하였다. 시편의 소재는 SUS430이며 식(13)과 같이 Cowper-Symonds 구성 방정식을 이용한 물성을 입력하였다.

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{1/p} \right] \quad (13)$$

$\bar{\sigma}$ 는 동적 유동응력, σ_0 는 정적 유동응력, $\dot{\varepsilon}$ 는 변형률 속도이며 C 와 p 는 Cowper-Symonds 재료상수이다. 위 구성 방정식을 이용한 변형률 속도별 응력-변형률 선도를 MAT024_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY 키워드를 통해 적용하였으며, 이를 본 논문에서는 ‘입력 물성’이라고 지칭할 것이다. SUS430의 물성과 Cowper-Symonds 재료상수는 Table 3에 나타내었다.

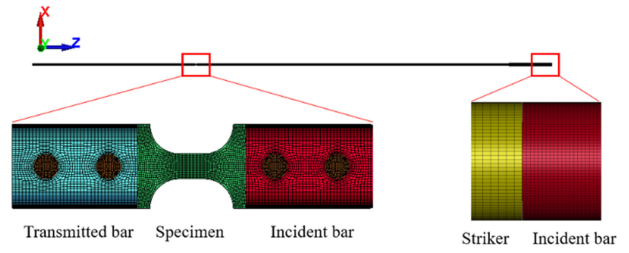


Fig. 3 Finite element model of SHTB

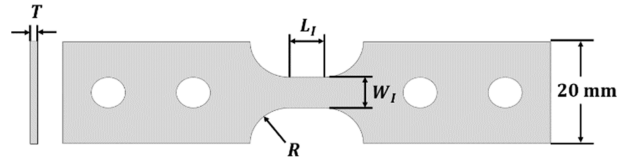


Fig. 4 Schematic of the plate specimen for SHTB

Table 1 Specification of the bars

| Bar | Length [mm] | Diameter [mm] | |
|-----------------|-------------|---------------|-------|
| Incident bar | 3,500 | 20 | |
| Transmitted bar | 1,595 | 20 | |
| Striker | 400 | Inner | Outer |
| | | 22 | 30 |

Table 2 Material properties of SNCM439

| Property | Value |
|------------------------------|-------|
| Density [kg/m ³] | 7,850 |
| Young's modulus [GPa] | 196 |
| Poisson's ratio | 0.3 |
| Yield strength [MPa] | 1550 |

Table 3 Material properties and Cowper-Symonds parameters of SUS430

| Property | Value |
|------------------------------|---------|
| Density [kg/m ³] | 7,800 |
| Young's modulus [GPa] | 200 |
| Poisson's ratio | 0.3 |
| Yield strength [MPa] | 345 |
| C [MPa] | 76.2653 |
| p | 5 |

시편은 4개의 볼트를 이용하여 고정하였다[12]. 봉에서 시편으로의 응력파 전파를 용이하게 하기 위하여 볼트를 견고히 체결하여 그립(Grip)과 시편이 서로 밀착되도록 한다. 이를 해석적으로 구현하기 위하여 Fig. 5와 같이 볼트에 의해 그립에 가해지는 클램핑(Clamping) 압력 $P = 124$ MPa를 부과하였다[14]. P 의 크기는 별도의 정해석 결과를 바탕으로 추정하였다. Fig. 6에서와 같이 P 가 가해질 경우 응력파가 가지고 있는 진동이

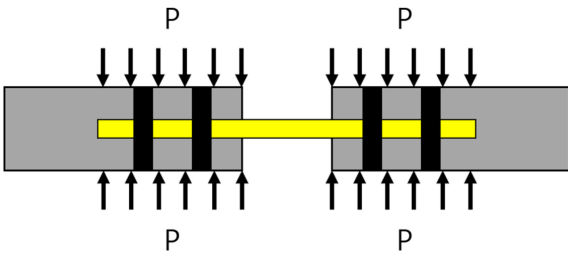


Fig. 5 Clamping pressure condition on grip of the bars

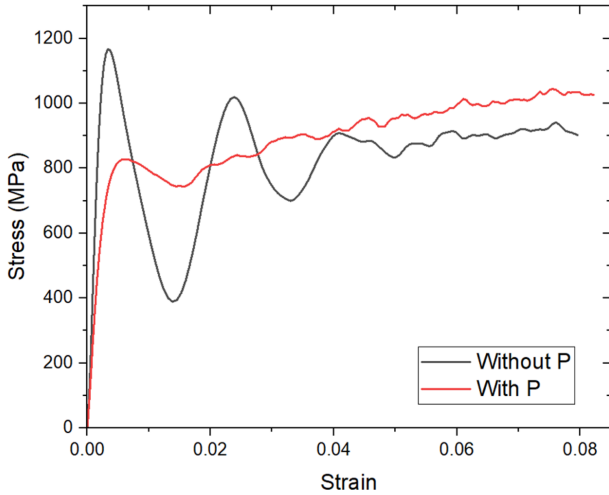


Fig. 6 Comparison of stress-strain curves; with clamping pressure and without clamping pressure

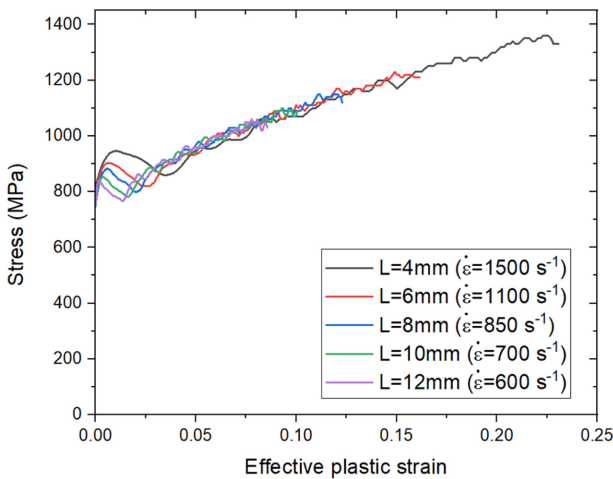


Fig. 7 Comparison of stress-strain curves for different gauge lengths. L_I and W_I were used for the calculation

줄어드므로 클램핑 압력의 중요성을 확인할 수 있다. 정적 해석으로 시작하여 클램핑 압력을 부과하였고 평형 상태에 이르면 동적 해석으로 전환하여 SHTB의 충돌해석을 수행하였다. 이를 구현하기 위해 CONTROL_IMPLICIT_GENERAL 키워드를 사용하였다.

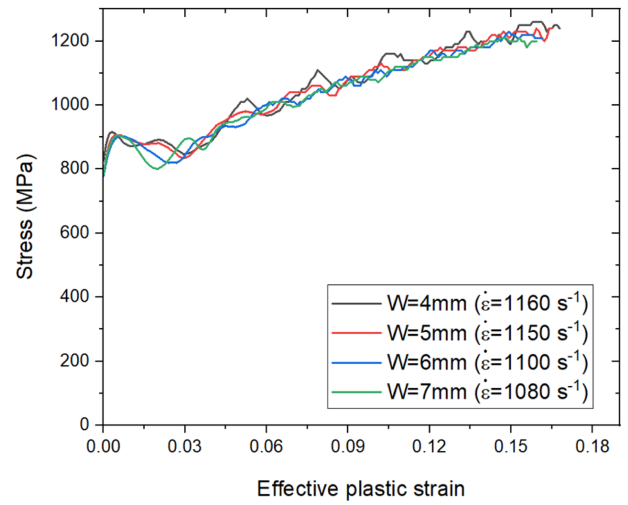


Fig. 8 Comparison of stress-strain curves for different gauge widths. L_I and W_I were used for the calculation

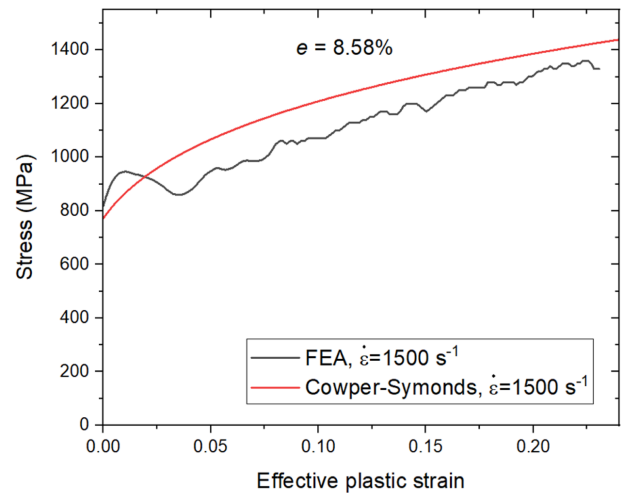


Fig. 9 Comparison between the input Cowper-Symonds curve and FEA result. L_I and W_I were used for the FEA result calculation

2.3 유한요소해석결과

해석 결과로부터 응력-변형률 선도를 계산하기 위해 식(7)부터 식(9)의 L_S 에는 초기길이 L_I 를, A_S 에는 $W_I \times T$ 를 사용하였다. Figs. 7과 8은 각각 $W_I = 6\text{ mm}$ 로 고정하고 L_I 를 변화시켰을 때와 $L_I = 6\text{ mm}$ 로 고정하고 W_I 를 변화시켰을 때의 응력-변형률 선도이다. 길이 L_I 가 짧고 너비 W_I 가 좁을수록 변형률과 변형률 속도가 커지는 것을 확인할 수 있다. 충격봉의 속도가 8 m/s 으로 동일하므로 시편에 가해지는 에너지도 같다고 볼 수 있다. 시편의 길이와 너비가 작아지면 같은 에너지로 더 작은 영역을 변화시키는 것이므로 변형률과 변형률 속도가 커진다고 볼 수 있다. Figs. 7과 8에서 각 선도의 변형률 속도 차이는 수백 s^{-1} 임에도 항복응력이나 유동응력의 크기에 큰 차이가 없다. 변형률 속도 $1,500\text{ s}^{-1}$ 에서의 입력 물성과 $L_I = 4\text{ mm}$,

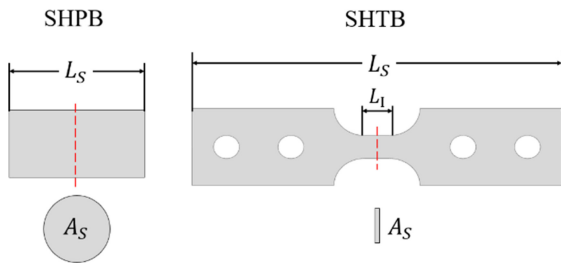


Fig. 10 Comparison of L_S and A_S between SHPB and SHTB

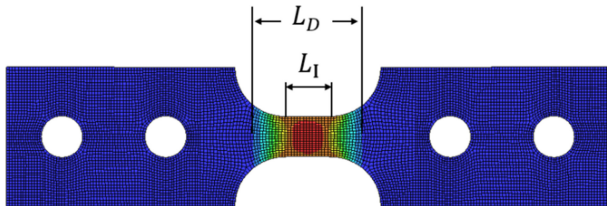


Fig. 11 Effective plastic strain of specimen after the first stress wave passed

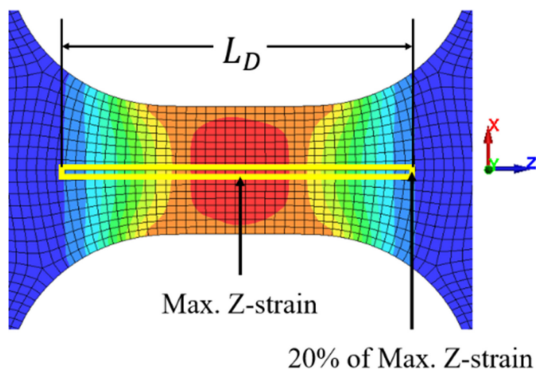


Fig. 12 Calculation of L_D for plate specimen of SHTB

$W_I = 6 \text{ mm}$ 일 때 식(7)부터 식(9)에 의한 선도를 Fig. 9에 나타내었다. 같은 변형률 속도에서의 응력-변형률 선도이므로 서로 일치하는 것이 이상적인 결과이다. 하지만 입력 물성에 비해 유동응력이 확연히 낮은 수준에 머무는 것을 볼 수 있다. 입력 유동응력과의 평균 퍼센트 오차는 8.58%였다.

이러한 문제가 발생하는 이유는 SHPB에서 기반한 이론식이 SHTB에서 그대로 사용되고 있기 때문이다. SHPB에서는 Fig. 10에 나타난 시편 전체에서 변형이 발생하므로 L_S 와 A_S 를 사용하여 응력과 변형률을 계산하여도 무방하다. Fig. 11에서 볼 수 있듯이 SHTB는 시편의 중앙 게이지 부근에서 대부분의 변형이 발생하며 그림과 접하는 인근의 변형은 없거나 매우 작아 무시할 수 있는 수준이다. 그러므로 시편 전체 길이를 식(7)부터 식(9)에 대입할 수 없음은 명백하며, L_I 를 사용하였을 때도 Fig. 9와 같이 오차가 발생하므로 적절한 길이를 선택할 수 있는 기준이 필요하다.

Fig. 11에서 확인할 수 있듯이 실제로 변형이 일어나는 길이 L_D 는 L_I 와 큰 차이를 보인다. 해당 시편의 경우는 $L_I =$

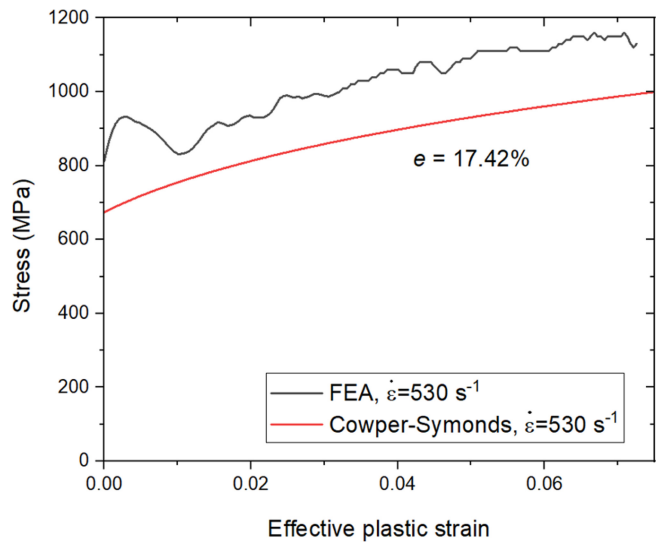


Fig. 13 Comparison between the input Cowper-Symonds curve and finite element analysis result. L_D and W_I were used for the calculation

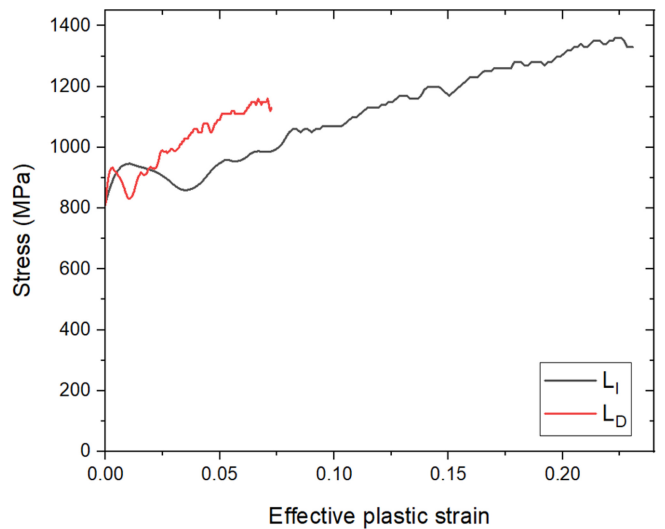


Fig. 14 Comparison of stress-strain curves calculated using L_I and L_D

6 mm , $L_D = 12.9 \text{ mm}$ 로 2배 이상 차이가 나며 시편의 형상이나 변형률 속도에 따라 더 큰 차이가 나는 경우도 있다. 이에 따라 식(8)과 식(9)에서 L_I 를 사용하면 실제보다 변형률과 변형률 속도가 높게 계산됨을 알 수 있다.

L_I 대신 L_D 를 이용하여 다시 응력-변형률 선도를 구하였다. L_D 의 측정 기준은 Fig. 12와 같다. 시편의 최대 Z-변형률은 시편의 정중앙에서 발생한다. 이 값을 기준으로 하여 시편 Z축을 따라가며 요소의 Z-변형률이 최대 Z-변형률의 20%가 되는 지점까지의 길이를 L_D 로 하였다. Fig. 13은 $L_I = 4 \text{ mm}$, $W_I = 6 \text{ mm}$ 시편의 응력-변형률 선도를 L_I 대신 L_D 사용하여 계산한 것이다. Fig. 14는 각각 L_I 와 L_D 를 사용하였을 때의 응력-변형률 선도를 비교한 것이다. 변형률 속도는 $1,500 \text{ s}^{-1}$ 에서 530 s^{-1} 으로 60% 이상 감소하였으며, 첫 응력파에 의하여 변형되는 시편의

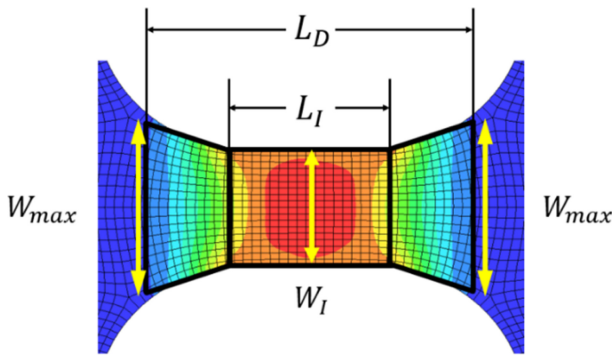


Fig. 15 Calculation of W_D for plate specimen of SHTB

소성 변형률 역시 0.23에서 0.07로 감소하여 3배 이상의 차이를 보였다. 같은 조건에서 이루어진 해석이지만 후처리 과정에서 L_I 대신 L_D 를 사용함으로써 차이가 발생하였다. L_S 는 응력에도 영향을 주는데, 공칭응력을 구하는 식(7)에는 L_S 가 포함되어 있지 않지만 식(10)의 공칭응력을 진응력으로 변환하는 과정에서 변형률이 사용되기 때문이다.

Fig. 13에서는 L_D 를 사용하자 응력의 오차가 $e = 17.42\%$ 로 더 커졌다. 이것은 L_D 를 사용하여 변형률과 변형률 속도는 고정되었으나 응력을 일치시키는 데에는 한계가 있기 때문이다. 응력 계산에 L_D 보다 큰 영향을 끼치는 것은 시편의 단면적 $A_S = T_S \times W_S$ 이다. 시편의 두께 T_S 는 1 mm로 동일하므로 Fig. 15의 방법으로 실제 변형이 일어나는 시편의 너비 W_D 를 구하였다. 길이 L_I 구간은 너비 W_I 의 직사각형 영역이며 양옆의 $(L_D - L_I)$ 영역은 윗변과 아랫변이 W_I, W_{max} 인 사다리꼴로 간주할 수 있다. 이때 총변형 길이 L_D 에 대해 평균 변형 너비 $W_D = W_{Avg}$ 는 식(14)과 같이 구해진다.

$$W_D = W_{Avg} = \frac{L_I \times W_I + (L_D - L_I) \times \frac{W_{max} + W_I}{2}}{L_D} \quad (14)$$

L_D 와 W_D 를 사용하여 응력-변형률 선도를 구하고 Figs. 16 및 17에 나타내었다. 충격봉 속도는 $V = 8 \text{ m/s}$, 시편 두께는 1 mm로 이전과 동일하다. Table 4와 Fig. 16은 $W_I = 6 \text{ mm}$ 에서 시편의 L_I 를 변화시켰을 때를, Table 5와 Fig. 17은 $L_I = 6 \text{ mm}$ 일 때 시편의 W_I 를 변화시킨 결과이다. W_I 를 고정하고 L_I 를 증가시켰을 때, W_D 에는 큰 변화가 없으면서 L_D 가 주로 증가하는 모습을 보였다. 이때 L_D 의 증가폭이 L_I 증가폭과 유사하므로 $(L_D - L_I)$ 의 영역은 시편의 길이가 길어져도 크게 변하지 않음을 알 수 있다. e 는 시편의 길이가 길수록 커지는 경향을 보였다. $L_I = 4 \text{ mm}$ 일 때 최소로 2.31%였고 10 mm일 때 최대로 5.5%였다. L_I 를 고정하고 W_I 를 증가시켰을 때는 L_D 의 소폭 증가하면서 W_D 가 주로 변화하였다. W_D 의 증가폭은 W_I 의 증가폭과 같았다. e 는 4.2에서 3.61% 사이였으며 형상에 따른 뚜렷한 경향성은 없었다.

Table 4 Changes in L_D, W_D and e with variation in specimen's L_I

| L_I [mm] | L_D [mm] | W_D [mm] | e [%] |
|------------|------------|------------|---------|
| 4 | 11.8 | 6.8 | 2.31 |
| 6 | 12.9 | 6.5 | 3.61 |
| 8 | 15.0 | 6.5 | 3.50 |
| 10 | 17.1 | 6.4 | 5.50 |
| 12 | 19.8 | 6.5 | 5.05 |

Table 5 Changes in L_D, W_D and e with variation in specimen's W_I

| W_I [mm] | L_D [mm] | W_D [mm] | e [%] |
|------------|------------|------------|---------|
| 4 | 12.1 | 6.8 | 3.99 |
| 5 | 12.7 | 6.5 | 4.20 |
| 6 | 12.9 | 6.5 | 3.61 |
| 7 | 13.1 | 6.4 | 3.64 |

Table 6 Changes in L_D, W_D and e with variation in strain rate

| V [m/s] | $\dot{\epsilon}$ [s^{-1}] | L_D [mm] | W_D [mm] | e [%] |
|-----------|-------------------------------|------------|------------|---------|
| 4 | 260 | 12.5 | 6.4 | 6.62 |
| 6 | 400 | 12.9 | 6.5 | 4.46 |
| 8 | 540 | 12.9 | 6.5 | 3.61 |
| 10 | 660 | 13.1 | 6.6 | 2.54 |

Table 7 Percentage error e between the specimen's actual strain rate and strain rate by SHTB method when $W_I = 6 \text{ mm}$

| L_I [mm] | 4 | 6 | 8 | 10 | 12 |
|------------|-------|------|-------|------|------|
| e [%] | 13.62 | 0.87 | 14.25 | 9.94 | 3.59 |

Table 8 Percentage error e between the specimen's actual strain rate and strain rate by SHTB method when $L_I = 6 \text{ mm}$

| W_I [mm] | 4 | 5 | 6 | 7 |
|------------|-------|-------|------|-------|
| e [%] | 10.29 | 11.18 | 0.87 | 21.17 |

시편의 형상뿐만 아니라 변형률 속도의 영향을 알아보기 위해 $L_I = 6 \text{ mm}$, $W_I = 6 \text{ mm}$ 의 동일한 시편 형상에서 충격봉의 속도 V 만 바꾸어 해석을 수행하였다. V 는 현재 보유한 장비에서 주로 사용되는 속도인 4, 6, 8, 10 m/s로 하였고 결과는 Table 6에 정리하였다. 충격봉의 속도가 빠를수록, 즉 시편이 겪는 변형률 속도가 높을수록 L_D 가 증가하였으며 입력 유동응력과의 오차 e 는 변형률 속도가 낮을수록 증가했다.

마지막으로 실제로 시편이 변형한 변형률 속도가 L_D 와 W_D 를 이용해 구한 변형률 속도와 일치하는지 검증하기 위해 시편의 요소에서 직접 변형률 속도를 구하였다. Fig. 12의 L_D 영역에 해당하는 요소들의 변형률 평균을 구한 뒤 시간에 대하여 미분하여 변형률 속도를 구했다. 이를 식(9)를 이용한 결과와 비교하여 e 를 구하고 Tables 7 및 8에 정리하였다. e 는 최소 0.87에서 최대 21.17%였으며 평균 e 는 10.6%로 충분한 신뢰도를 가진다고 판단했다.

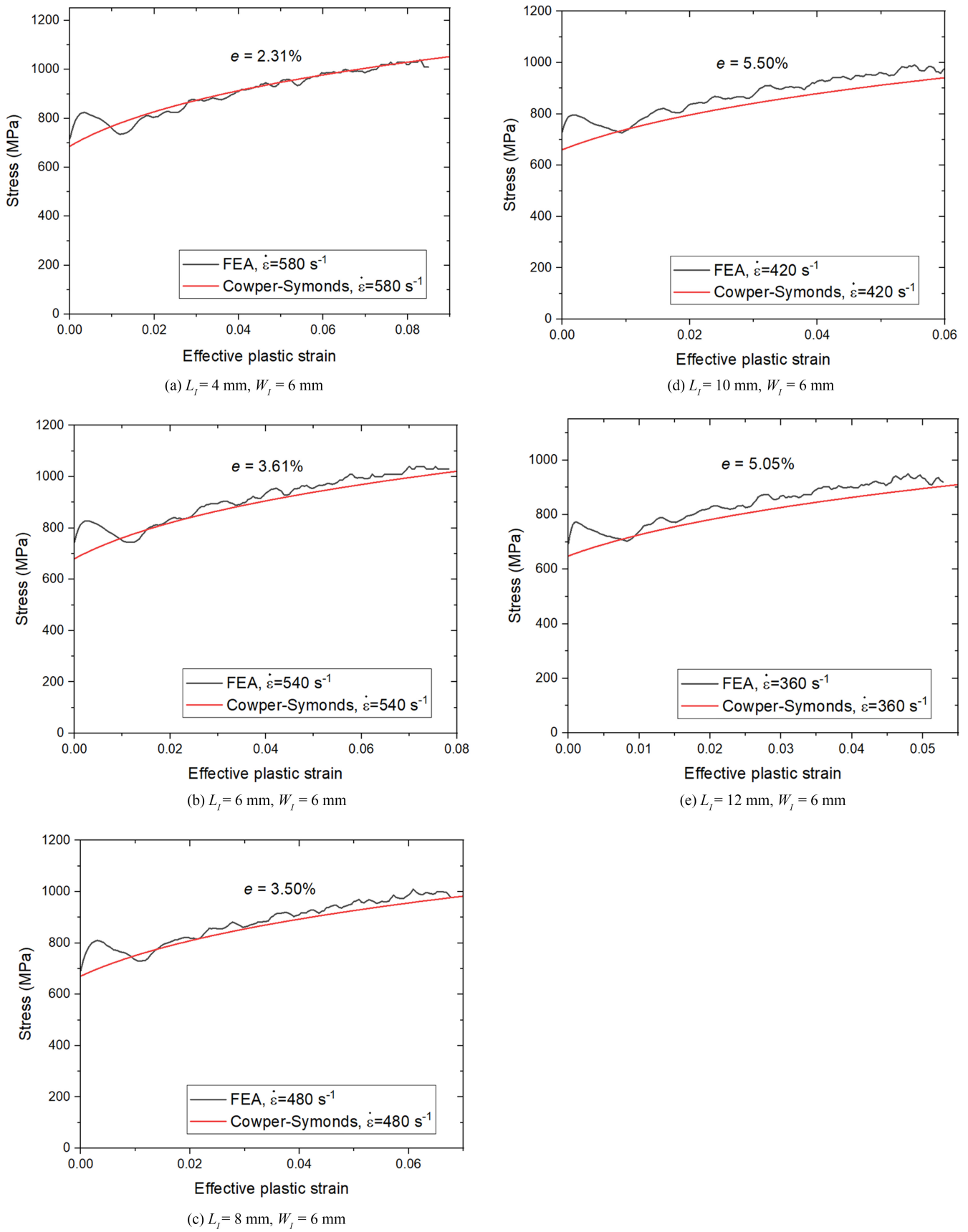


Fig. 16 Comparison of the input Cowper-Symonds curves and FEA results for different gauge lengths. L_D and W_D were used for the FEA results calculation

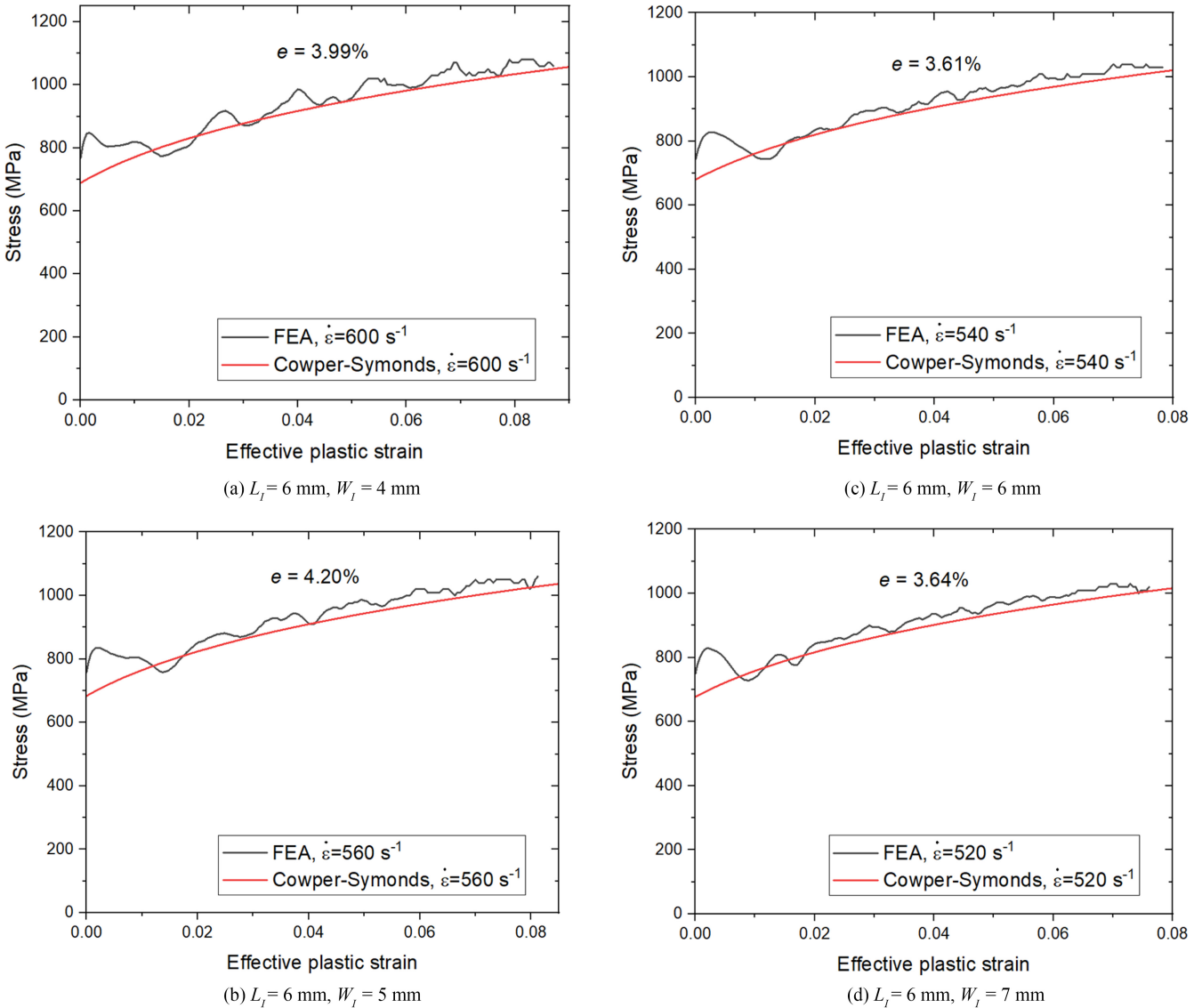


Fig. 17 Comparison of the input Cowper-Symonds curves and FEA results for different gauge widths. L_D and W_D were used for the FEA results calculation

3. 결론

본 연구에서는 유한요소해석을 사용하여 SHTB에서 신뢰성 있는 응력, 변형률, 변형률 속도를 구하기 위한 변형 영역 L_D 와 W_D 값을 계산하는 방법을 제시하였다. L_D 는 시편의 최대 축방향 변형률의 20%가 되는 지점까지의 직선거리로 하였으며, W_D 는 식(14)를 이용하여 평균 너비를 계산하였다. 이 기준이 적합한지 확인하기 위하여 두께 1 mm의 SUS430 시편의 초기 게이지 길이와 너비인 L_I 와 W_I 를 변경하며 유한요소해석을 수행하였다. 제시한 방법대로 L_D 와 W_D 를 구하여 홉킨슨 바 이론에 따른 응력-변형률 선도를 구하였다. 이를 입력 물성인 Cowper-Symonds 구성 방정식에 의한 응력-변형률 선도와 비교하였다. 잘못된 L 과 W 값을 사용하여 계산을 수행할 경우 응력, 변형률, 변형률 속도 모두 민감하게 변하여 입력 물성과 상이한 응

력-변형률 선도가 나타나지만, L_D 와 W_D 를 사용하면 입력 물성과의 일치도를 향상시킬 수 있음을 보였다.

W_I 와 충격봉 속도 V 는 유지한 채 L_I 를 변경하며 해석을 수행한 결과, L_I 가 증가하면 L_D 도 증가하는 경향을 보였으며 이때 L_D 의 증가폭은 L_I 의 증가폭과 유사했다. 이에 따라 시편의 길이가 증가하여도 $(L_D - L_I)$ 영역은 더 확장되지 않고 유지됨을 알 수 있었다. 그리고 L_I 를 유지한 채 W_I 를 변경하며 해석을 수행하였을 때는 W_I 가 증가함에 따라 L_D 는 소폭 증가하였으나 뚜렷한 경향성은 없었다. W_D 의 증가량은 W_I 증가량과 유사하였다. 같은 형상의 시편에 대해 충격봉 속도를 달리하여 변형률 속도의 영향도 살펴본 결과, 변형률 속도가 높을수록 L_D 가 증가하였다.

홉킨슨 바 이론으로 구한 응력-변형률 선도의 응력을 입력 선도의 응력과 비교한 퍼센트 오차 e 는 시편의 길이가 길수록, 변형률 속도가 낮을수록 커졌다. 전체 케이스들에 대해 e 는 2.54-6.62%

사이이므로 제시된 방법이 충분히 신뢰성이 있다고 판단했다.

추가 검증을 위해 시편의 요소에서 직접 구한 변형률 속도를 식(9)에 L_D , W_D 를 대입하여 구한 변형률 속도와 비교하였다. ϵ 는 0.87-21.17% 사이로 L_D 과 W_D 의 계산방법이 적합했음을 확인하였다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 논문은 2023년도 중소기업기술정보진흥원의 재원으로 중소기업기술개발지원사업의 구매조건부 신제품개발사업(구매연계형) (No. G21S334512301)과 2023년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 기본연구지원사업(RS2023-00253462182065300001)의 지원을 받아 수행된 연구입니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

REFERENCES

- Golovashchenko, S. F., Gillard, A. J., Mamutov, A. V., (2013), Formability of dual phase steels in electrohydraulic forming, *Journal of Materials Processing Technology*, 213(7), 1191-121.
- Trzpieciński, T., (2020), Recent developments and trends in sheet metal forming, *Metals*, 10(6), 779.
- Khan, A. S., Baig, M., Choi, S. H., Yang, H. S., Sun, X., (2012), Quasi-static and dynamic responses of advanced high strength steels: Experiments and modeling, *International Journal of Plasticity*, 30-31, 1-17.
- Cadoni, E., Fenu, L., Forni, D., (2012), Strain rate behavior in tension of austenitic stainless steel used for reinforcing bars, *Construction and Building Materials*, 35, 399-407.
- Huh, H., Lim, J. H., Park, S. H., (2009), High speed tensile test of steel sheets for the stress-strain curve at the intermediate strain rate, *International Journal of Automotive Technology*, 10, 195-204.
- Taylor, G. I., (1946), Testing of materials at high rates of loading, *Journal of the Institution of Civil Engineers*, 26(8), 486-519.
- Rakvåg, K. G., Børvik, T., Hopperstad, O. S., (2014), A numerical study on the deformation and fracture modes of steel projectiles during taylor bar impact tests, *International Journal of Solids and Structures*, 51(3-4), 808-821.
- Chen, W., Song, B., (1997), *Split hopkinson (kolsky) bar: design, testing and applications*, Springer.
- Al-Mousawi, M. M., Reid, S. R., Deans, W. F., (1997), The use of the split hopkinson pressure bar techniques in high strain rate materials testing, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 211(4), 273-292.
- Li H., Li, F.-H., Zhang, R., Zhi, X.-D., (2023), High strain rate experiments and constitutive model for Q390D steel, *Journal of Constructional Steel Research*, 206, 107933.
- Li, P., Yuan, K., Guo, W., Wang, R., Chen, L., Gao, M., Du, P., (2022), Dynamic compressive behavior of a single crystal nickel-base superalloy at ultra-high temperature: mechanism investigation with a modified electric synchronous SHPB technique, *Journal of Materials Research and Technology*, 18, 637-657.
- Huh, H., Kang, W. J., Han, S. S., (2002), A tension split hopkinson bar for investigating the dynamic behavior of sheet metals, *Experimental Mechanics*, 42, 8-17.
- Ledford, N., Paul, H., Ganzenmüller, G., May, M., Hüfemann, M., Otto, M., Petrinic, N., (2015), Investigations on specimen design and mounting for split hopkinson tension bar (SHTB) experiments, *Proceedings of the EPJ Web Conferences*, 94, 021049.
- Pham, T. N., Choi, H. S., Kim, J. B., (2013), A numerical investigation into the tensile split hopkinson pressure bars test for sheet metals, *Applied Mechanics and Materials*, 421, 464-467.
- Nguyen, K.-H., Kim, H. C., Shin, H., Yoo, Y.-H., Kim, J.-B., (2017), Numerical investigation into the stress wave transmitting characteristics of threads in the split hopkinson tensile bar test, *International Journal of Impact Engineering*, 109, 253-263.
- Moreira, B. S., Nunes, P. D. P., da Silva, C. M., Tenreiro, A. F. G., Lopes, A. M., Carbas, R. J. C., Marques, E. A. S., Parente, M. P. L., da Silva, L. F. M., (2023), Numerical design of a thread-optimized gripping system for lap joint testing in a split hopkinson apparatus, *Sensors*, 23(4), 2273.



Byeongjin Park

M.Sc. candidate in the Department of Aerospace Engineering, Pusan National University. His research interest is acquisition of dynamic material properties.

E-mail: grooveline4@pusan.ac.kr



Yeon-Bok Kim

Ph.D. candidate in the Department of Aerospace Engineering, Pusan National University. His research interest is Electro-magnetic Forming.

E-mail: 941208a@pusan.ac.kr



Jeong Kim

Professor in the Department of Aerospace Engineering, Pusan National University. His research interest is high speed forming.

E-mail: greatkj@pusan.ac.kr